第 36 卷 第 6 期
2016 年 6 月

光 学 学 报
ACTA OPTICA SINICA

Vol. 36, No. 6
June, 2016

光谱仪中球面聚焦反射镜和凹面全息光栅像差互补的一体化设计

赵旭龙[1,2] 巴音贺希格[1] 李文昊[1] 姜岩秀[1] 杨 硕[1,2]

[1]中国科学院长春光学精密机械与物理研究所，吉林 长春 130033

[2]中国科学院大学，北京 100049

摘要 为了兼顾光源聚焦镜引入的像差对光谱仪器分辨率和信噪比的影响，提出了消像差凹面全息光栅和聚焦反射镜一体化设计方法。建立了包含聚焦镜和凹面全息光栅的像差分析物理模型，推导了像差系数表达式，构造了像差校正目标函数，经优化得到设计结果。在一体化设计中，针对臂长为 170.3 mm、基底曲率半径为 170.2 mm 的单色仪光栅，通过反向增大全息光栅像散项，补偿聚焦镜引入的轴外像差。与传统设计方法相比，该方法的像面点列图的均方根尺寸在子午方向由 86 μm 减小到 81 μm，弧矢方向由 765 μm 减小到 167 μm，提高了系统的消像差能力，为凹面光栅光谱仪器的光学系统设计提供了新的思路。

关键词 光栅；消像差凹面全息；一体化设计；光栅设计；球面聚焦反射镜；光程函数

中图分类号 O436.3 **文献标识码** A

doi：10.3788/AOS201636.0605002

Integrated Design to Complement Aberrations of Spherical Focusing Mirrors and Concave Holographic Gratings in Spectrometers

Zhao Xulong[1,2] Bayanheshig[1] Li Wenhao[1] Jiang Yanxiu[1] Yang Shuo[1,2]

[1] *Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, Changchun, Jilin* 130033, *China*

[2] *University of Chinese Academy of Sciences, Beijing* 100049, *China*

Abstract A design method integrating the aberration-corrected concave holographic grating and focusing mirror has been proposed, and the effect of the aberration of the optical source focusing mirror on the resolution and signal to noise ratio of the spectrometer is considered. A physical model of aberration analysis including a focusing mirror and a concave holographic grating has been built, an aberration coefficient expression is derived, a corrected aberration objective function is constructed, and an optimized design is finally obtained. In the integrated design, aiming at the monochromator grating in which the arm length is 170.3 mm and the curvature radius of the basement is 170.2 mm, the off-axis aberration caused by the focusing mirror is compensated through reversely increasing the holographic grating astigmatism. Compared with that of the traditional design, the root mean square size of image spot diagram decreases from 86 μm to 81 μm in the meridional direction, and from 765 μm to 167 μm in the sagittal direction. This method improves the capability of correcting system aberration and provides new design concepts for the optical system of concave grating spectrometers.

Key words gratings; corrected aberration concave holography; integrated design; grating design; spherical focusing mirror; optical path function

OCIS codes 050.1950; 220.2740; 090.1000

收稿日期：2016-01-18；**收到修改稿日期**：2016-02-27

基金项目：国家重大科学仪器设备开发专项(2011YQ120023)、吉林省科技发展计划重大科技招标专项(20150203021GX)

作者简介：赵旭龙(1988—)，男，博士研究生，主要从事凹面全息光栅的设计与制作技术等方面的研究。E-mail：zhaoxulong126@126.com

导师简介：巴音贺希格(1962—)，男，博士，研究员，博士生导师，主要从事光栅理论、光栅制作技术及光谱技术等方面的研究。E-mail：bayin888@sina.com(**通信联系人**)

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved. http://www.cnki.net

1 引　言

消像差凹面全息光栅不仅具有色散作用，还具有聚焦功能，是光谱仪器的核心器件[1]。经过全息光栅消像差理论设计曝光系统，利用该系统制作的凹面全息光栅，其栅线在光栅基底上的投影呈弯曲状，从而具有消像差的功能[2-3]。使用凹面全息光栅作为分光器件，可以减少光谱仪器中光学元件数量，缩小仪器体积、减轻仪器重量，降低仪器杂散光水平，提高仪器的信噪比[4-6]。近几十年来，国内外不少学者对消像差凹面全息光栅成像及光谱特性进行过研究。日本 Namioka 等[7-9]分析了凹面光栅和凹面反射镜在子午面内聚焦和消除单波长彗差的条件。Namioka[10-14]在 Beutler[15]的基础上完善了凹面全息光栅光程函数像差理论，将凹面全息光栅中各种像差进行了分离，给出了对应的数学表达式，提高了优化设计的效率，并设计了 Seya-Namioka单色仪[7,8,12]。凌青等[16]分析了利用非球面波记录全息光栅，进一步增加了记录光路的自由度，有利于消除特定阶次的像差。但是，随着光谱仪器技术指标的不断提高，对凹面全息光栅的设计也提出了更高要求，需要对以往的研究成果加以完善和改进。

以 IV 型凹面全息光栅为例，以往的设计方法多数以点光源直接照射凹面全息光栅作为物理模型，仅计算理想球面波入射光栅基底的情况[17-18]，然而，从该类型光栅的实际使用来看，高灵敏度光谱仪不仅要用到消像差凹面全息光栅，还要在入射狭缝外使用一块球面反射镜，将光源的能量聚焦在光栅入射狭缝处，光束再由光栅衍射后会聚到出射狭缝处。显然，聚焦镜的存在必然会使入射到光栅上的光束带有球差，对于离轴使用的情况还会引入轴外像差，因此在设计光栅时考虑聚焦镜的影响很有必要。鉴于此，本文给出了一种兼顾聚焦镜像差的消像差凹面全息光栅一体化设计方法。以文献[7-8]中的理论为基础，引入离轴使用的球面反射镜，建立球面反射镜和消像差凹面全息光栅共同成像的模型，推导全息光栅像差系数表达式，并采用局部非线性寻优方法中的遗传算法[19]，对建立的校正像差目标函数进行求解[17]，与传统方法的结果进行比较，验证凹面全息光栅一体化设计方法的可行性，旨在探索兼顾光谱仪器照明系统的凹面全息光栅设计方法，为凹面光栅光谱仪一体化设计方法的研究做准备。

2 凹面全息光栅一体化设计

2.1 凹面全息光栅几何像差模型

凹面全息光栅设计中，考虑点光源入射球面聚焦镜，再入射到光栅的情况，建立了球面反射镜和消像差凹面全息光栅共同成像的模型，如图 1 所示。G 和 M 分别是球面光栅基底和球面反射镜，O、O_1 和 O_2 在同一个水平面 Π 内。O 和 O_1 分别过光栅基底和球面反射镜的法线，且在 O、O_1 和 O_2 点处建立的坐标系的 x_0、x_1 和 x_2 轴都在水平面 Π 内。A 点是入射点光源，B 是出射光在像面上位置，由点 A 发出的光线，被球面反射镜 M 表面一点 $Q(\mu,\kappa,\varphi)$ 反射后，经过入射狭缝 H，与球面光栅基底 G 表面交于点 $P(\xi,w,l)$，由光栅上 P 点衍射后光线与像面交于点 B。点 A 到球面反射镜顶点 O_1 的距离为 p_A，与 x_1 轴的夹角为 η_A，顶点 O_1 到光栅顶点 O 的距离为 q_A，与 x_0 轴的夹角为 α，O 点到像面中心 O_2 的距离为 r_B，其衍射的角度为 β。在坐标系 $x_0y_0z_0$ 下，凹面全息光栅记录光源点 C、D 到基底顶点 O 的距离是 r_C、r_D，与 x_0 轴的夹角为 γ、δ。η_A、α、β、γ 和 δ 的正负分别由点和光线所在坐标系 $x_1y_1z_1$、$x_0y_0z_0$ 和 $x_2y_2z_2$ 的第一或第四象限决定。

光栅 G 和反射镜 M 都是球面，R_k 表示球面基底曲率半径，其中 $k=0$、1，分别代表光栅基底 G 和反射镜 M，其表面满足球面方程

$$(R_k-x_k)^2+{y_k}^2+{z_k}^2=R_k。\tag{1}$$

x_k，y_k，$z_k \ll R_k$ 时，利用幂级数展开(1)式，即

$$x_k=\frac{{y_k}^2+{z_k}^2}{2R_k}+\frac{({y_k}^2+{z_k}^2)^2}{8{R_k}^3}+\frac{({y_k}^2+{z_k}^2)^3}{16{R_k}^6}+\cdots。\tag{2}$$

结合图 1 的光路结构，根据 Namioka 的光程函数理论，此情况下的凹面全息光栅像差函数为[13]

$$F=\overline{AQ}+\overline{QP}+\overline{PB}+nm\lambda=$$
$$\sum_{i=0}\sum_{j=0}M_{ij}w^il^j+\left(\frac{m\lambda}{\lambda_0}\right)\sum_{i=0}\sum_{j=0}H_{ij}\,w^il^j,\tag{3}$$

式中 M_{ij} 是全息光栅使用结构像差项系数，m 为光栅衍射级次，n 为光栅上第 n 条刻线，定义光栅中心为第 0

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

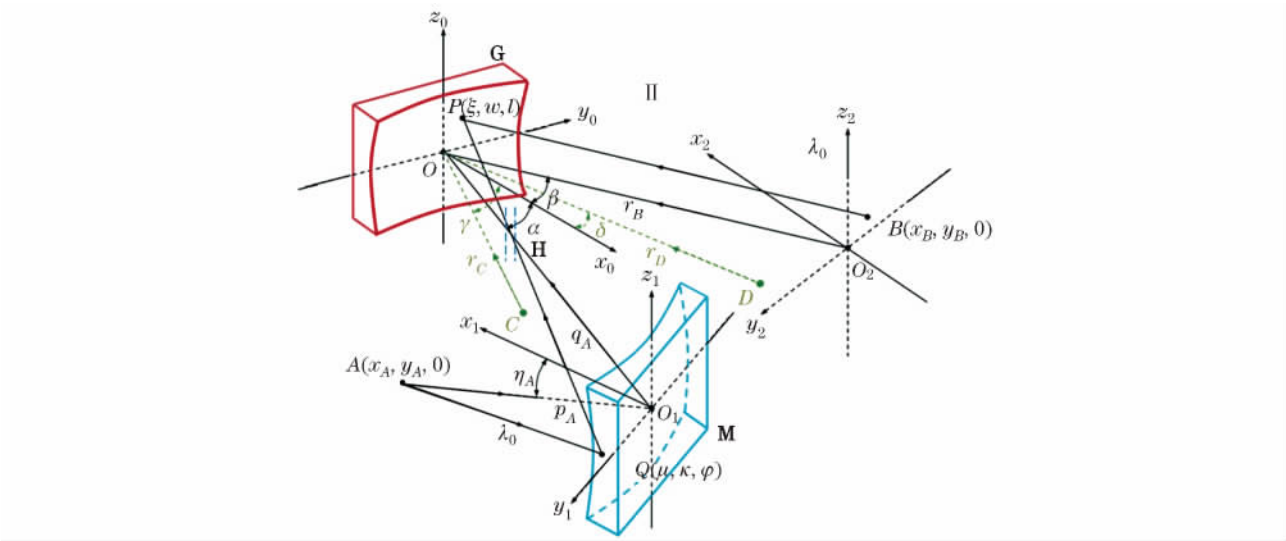

图 1　球面反射镜和凹面全息光栅整体模型示意图

Fig. 1　Schematic diagram of the model of the concave holographic grating and spherical mirror

条刻线，i、j 表示全息光栅的像差项数。M_{ij}、H_{ij} 分别表示由使用结构（即摆放位置）和记录参数引入的像差项，令 $F_{ij}=M_{ij}+(m\lambda/\lambda_0)H_{ij}$，表示独立的各类像差项。$\overline{AQ}+\overline{QP}+\overline{PB}$ 表示光栅使用结构引入的像差项，$nm\lambda$ 表示全息光栅刻槽密度变化引入的像差项。仍然以两球面波干涉进行光栅设计，推导出记录光束的光程差满足[4]

$$n\lambda_0=(\overline{CP}-\overline{DP})-(\overline{CO}-\overline{DO}),\tag{4}$$

式中 λ_0 为相干光波长；P 为光栅基底上任意一点；C、D 为两个记录点光源；O 为光栅基底中心。从(4)式的展开中，可以得到关于两记录角度(γ,δ)和记录臂长(r_C,r_D)为函数的具体像差表达式 H_{ij}。

与传统的设计方法相比，该方法引入了球面反射镜的像差项，增加了像差函数的复杂程度，但使优化过程更加符合实际情况。

2.2　一体化设计方法的几何相差表达式

利用费马原理，结合(2)式，在光栅基底坐标系 $x_0y_0z_0$ 下，对任意一条入射光线 $AQPB$，推导出使用结构的像差函数 F_M 具体表达式为

$$F_M=\overline{AQ}+\overline{QP}+\overline{PB}=\sum_{i=0}\sum_{j=0}M_{ij}w^il^j,\tag{5}$$

式中 ξ、w 和 l 是光栅基底上任意一点 P 的坐标值。

$$M_{00}=p_A+q_A+r_B,\tag{6}$$

$$M_{10}=-\sin\alpha-\sin\beta,\tag{7}$$

$$M_{20}=\frac{1}{2}(T_A+T_B),\tag{8}$$

$$M_{02}=\frac{1}{2}(\overline{S_A}+S_B),\tag{9}$$

$$M_{30}=\frac{1}{2}\left(\frac{T_A\sin\alpha}{r_A}-\frac{2A_{10}^2}{R_1}K_A\sin\eta_A+\frac{\sin\beta}{r_B}T_B\right),\tag{10}$$

$$M_{12}=\frac{1}{2}\left\{\frac{\sin\alpha}{r'_A}\left[\frac{1}{r'_A}-\left(\frac{r'_A}{r_A}\right)\frac{\cos\alpha}{R_0}\right]+\frac{2}{R_1}A_{10}B_{01}V_A\sin\eta_A+\frac{\sin\beta}{r_B}S_B\right\},\tag{11}$$

$$M_{40}=\frac{1}{8}\left[\frac{4T_A\sin^2\alpha}{r_A^2}-\frac{T_A^2}{r_A}+\frac{S_A}{R_0{}^2}+\frac{2A_{10}^2}{R_1}E_{40}K_A\cos\eta_A+\frac{2A_{10}^3}{R_1^2}\left(\frac{\cos\alpha}{r_A\cos\eta_A}-\frac{A_{10}\cos\eta_A}{R_1}\right)+\right.$$
$$\left.\frac{4\sin^2\beta}{r_B^2}T_B-\frac{T_B^2}{r_B}+\frac{1}{R_0{}^2r_B}-\frac{\cos\beta}{R^3}\right],\tag{12}$$

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

$$M_{04}=\frac{1}{8}\left\{\frac{S_A}{R_0{}^2}-\frac{1}{r'_A}\left[\overline{S_A^2}+\frac{\cos^2\alpha}{R_0{}^2}\left(\frac{r'_A}{r_A}-1\right)\right]+\frac{B_{01}}{R_1}G_{04}+\frac{1}{R_0{}^2r_B}-\frac{\cos\beta}{R_0{}^3}-\frac{S_B^2}{r_B}\right\},\tag{13}$$

$$\begin{aligned}M_{22}=&\frac{1}{4}\left\{\frac{2\sin^2\alpha}{r_A^2}\left[\overline{S_A}+\frac{1}{r'_A}\left(\frac{r_A^2}{r_A^2}-1\right)\right]-\frac{1}{r_A}\left[T_A\,\overline{S_A}+\frac{\cos\alpha}{R_0r'_A}\left(1-\frac{r_A}{r'_A}\right)\right]+\frac{S_A}{R_0{}^2}+\frac{A_{10}}{R_1}E_{22}+\right.\\&\frac{2(r_A-r'_A)}{r_Ar_A^3}(\tan\eta_A+2\tan\alpha)\tan\eta_A\cos^2\alpha+\frac{B_{01}}{R_1}G_{22}+\\&\left.\frac{2\sin^2\beta}{r_B^2}S_B-\frac{T_BS_B}{r_B}+\frac{1}{R_0{}^2r_B}-\frac{\cos\beta}{R_0{}^3}\right\},\end{aligned}\tag{14}$$

式中

$$T_A=\frac{\cos^2\alpha}{r_A}-\frac{\cos\alpha}{R_0},\quad S_A=\frac{1}{r_A}-\frac{\cos\alpha}{R_0},\quad \overline{S_A}=\frac{1}{r'_A}-\frac{\cos\alpha}{R_0},$$

$$T_B=\frac{\cos^2\beta}{r_B}-\frac{\cos\beta}{R_0},\quad S_B=\frac{1}{r_B}-\frac{\cos\beta}{R_0},\quad S_1=\frac{1}{p_A}-\frac{\cos\eta_A}{R_1},$$

$$r_A=q_A+\left(\frac{1}{p_A}-\frac{2\sec\eta_A}{R_1}\right)^{-1},\quad r'_A=q_A+\left(\frac{1}{p_A}-\frac{2\cos\eta_A}{R_1}\right)^{-1},$$

$$A_A=\frac{1}{p_A}+\frac{1}{q_A}-\frac{2\sec\eta_A}{R_1},\quad B_A=\frac{1}{p_A}+\frac{1}{q_A}-\frac{2\cos\eta_A}{R_1},$$

$$A_{10}=-\frac{\cos\alpha}{A_Aq_A\cos\eta_A},\quad B_{01}=-\frac{1}{B_Aq_A},$$

$$A_{20}=\frac{A_{10}}{2}\left[\frac{2\cos\alpha}{r_A}(\tan\alpha+\tan\eta_A)-\frac{\tan\alpha}{R_0}-\frac{A_{10}}{R_1}(1+6q_AK_A\sec\alpha)\tan\eta_A\right],$$

$$V_A=\frac{\cos\eta_A}{r'_A}-\frac{B_{01}}{R_1},\quad K_A=\frac{\cos\alpha}{r_A}-\frac{A_{10}}{R_1},\quad U_A=\frac{1}{r'_A}+\frac{B_{01}}{R_1}\cos\eta_A,$$

$$E_{40}=\frac{6}{R_0}\tan\eta_A\tan\alpha-\frac{\cos\alpha}{r_A}[1+\tan\eta_A(7\tan\eta_A+12\tan\alpha)]+3K_A\tan^2\eta_A\left(1+\frac{6A_{10}q_A}{R_1\cos\alpha}\right),$$

$$\begin{aligned}E_{22}=&A_{10}\cos\eta_A\left[\frac{1}{r_A^2}+B_{01}^2\left(\frac{\sin\eta_A\tan\eta_A}{R_1q_A}-\frac{1}{R_1^2}+\frac{4\tan^2\eta_A}{p_A^2}+\frac{S_1}{p_A}+\frac{S_1\sec\eta_A}{R_1}\right)+\frac{6}{R_0}K_A\tan\eta_A\tan\alpha\right]-\\&4B_{01}\left\{\frac{K_A}{r'_A}-2U_A\tan\eta_A\left[\frac{\cos\alpha}{r'_A}(\tan\eta_A+\tan\alpha)-\frac{A_{10}q_A}{R_1}U_A\tan\eta_A\right]\right\},\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}G_{22}=&\frac{2A_{20}}{q_A}\sin\eta_A\cos\eta_A(1+2q_AU_A)-\frac{4A_{10}}{r_A}\sin^2\eta_A\cos\alpha\left(\frac{1}{r'_A}+\frac{B_{01}}{p_A}\right)-\frac{A_{10}^2B_{01}}{p_A^2}(1+\sin^2\eta_A)\cos\eta_A+\\&\frac{B_{01}}{q_A}\cos\eta_A\cos\alpha\left[\frac{q_A\cos\alpha}{r_A^2}-\frac{\tan\eta_A\tan\alpha}{R_0}-\frac{2\tan\eta_A}{r_A}(A_{10}\sin\eta_A-\sin\alpha)\right],\end{aligned}$$

$$G_{04}=-\frac{4A_{10}}{R_0}V_A\sin\eta_A\tan\alpha-B_{01}\cos\eta_A\left[2U_A^2-\frac{A_{10}\sin^2\eta_A}{R_1q_A\cos\alpha}(1+2q_AU_A)^2\right]+\frac{B_{01}^2\sin^2\eta_A}{R_1q_A}。$$

从(6)～(14)式可见，与球面波直接入射全息光栅的物理模型相比[7-8]，使用结构的像差系数中增加了关于球面反射镜 q_A、p_A 和 η_A 的表达式。M_{00} 代表光程零点，M_{10} 代表光栅方程项，M_{20} 代表离焦，M_{02} 代表像散，M_{30} 代表子午彗差，M_{12} 代表弧矢彗差，M_{40}、M_{22}、M_{04} 代表球差，在(5)式中阶次越高的像差项，对成像质量的影响越小[20]。M_{02} 主要影响子午聚焦特性，而 M_{30} 主要影响弧矢聚焦特性。对 IV 型全息光栅来说，增加一块球面镜，使全息光栅设计中可优化变量由(r_C、γ、r_D、δ、$2K$、r_A、r_B)变成(r_C、γ、r_D、δ、$2K$、p_A、q_A、η_A、r_B)，其中 $2K$ 是入臂和出臂间的夹角。

将凹面全息光栅像差(3)式的加权方程作为目标函数，是全息光栅优化设计中必要的中间过程，同时，几何像差表达式也为凹面全息光栅像差分析提供了理论依据。

2.3　目标函数的建立

全息光栅的设计中，用两个理想球面波作为记录光束，存在 4 个记录参数变量，设计思路的原则是主要

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

校正离焦和像散两种像差，尽量校正其余高阶像差。为了后文表述的简洁，确立以光栅像面为基准的坐标系 O'-XYZ，X 垂直像面向外，表示光束的传播反向；Y、Z 均在像面内，分别代表子午方向和弧矢方向。建立优化目标函数 I，包含各个波长处子午方向展宽项 q_Y 和弧矢方向展宽项 q_Z，为了让各个波长处都有较好的成像质量，引入权重因子 $\varepsilon(\lambda_i)$，以及单一波长处子午方向和弧矢方向的聚焦程度比例系数 μ，得到优化函数为[17]

$$I=\sum_{i=1}\varepsilon(\lambda_i)[q_Y^2(\lambda_i)+\mu q_Z^2(\lambda_i)],\tag{15}$$

式中比例系数 $\mu<1$，q_Y、q_Z 的形式是关于像差项以及光栅尺寸的函数。由于对目标函数的优化是多变量非线性方程求极值的过程，因此利用遗传算法可以高效率得到全局的优化结果。

3　设计实例

3.1　使用结构及参数

设计一款凹面全息光栅，用于荧光光谱仪前置单色仪，，以扫描的方式工作，选择 IV 型凹面全息光栅，结构如图 2 所示。从光源 A 点发出的光可以认为是理想的球面波，再经过球面反射镜 M，经过狭缝 H，反射到全息光栅 G 上，最后从 B 点出射。结合提出的一体化设计方法的模型，认为从 A 点发出的是理想球面波，系统中只考虑反射镜 M 和凹面全息光栅 G。该模型中，$p_A=99$ mm，反射镜 M 的曲率半径 $R_1=101.257$ mm，转角为 14.97°，$q_A=267.01$ mm，$r_B=170.3$ mm。光栅基底的曲率半径 $R_0=170.2$ mm，出入臂夹角 $2K=28°$，使用波段 350900 nm，光栅尺寸为 $G_W\times G_L=64$ mm×64 mm（宽×长），刻线密度 $1/d=900$ gr/mm，衍射级次为 1 级。为了验证一体化设计方法的有效性，使用传统光栅设计方法和一体化设计方法进行对比。

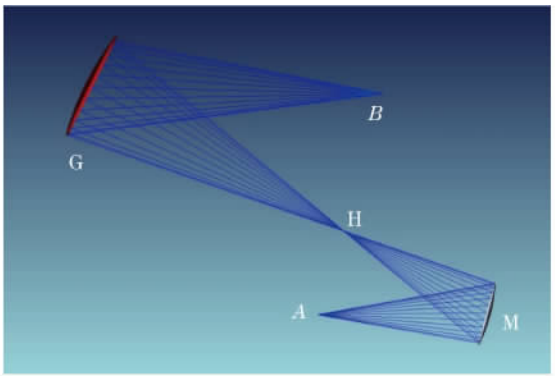

图 2　前置单色仪使用结构示意图

Fig. 2　Schematic diagram of the utilized structure in a premonochromator

由于聚焦镜的引入，使得光栅入射光束为非理想球面波。借助光学软件 Zemax 分析 H 处的点列图和像差图。图 3(a)点列图是入射光束经反射镜 M 后，在 H 位置处的光斑尺寸。图 3(b)光线特征曲线图是光线经反射镜 M 反射后与像面的交点高度相对于反射镜出射光线斜率（归一化光瞳坐标）所绘制的曲线图，图形以归一化光瞳坐标的函数形式表示了横向（或纵向）的光线像差（以主光线为基准）；左图中以 E_Y 表示 Y 方向的像差，也叫做子午面内的像差，右图以 E_X 表示 X 方向的像差，也叫做弧矢面内的像差，P_X、P_Y 表示归一化后的光瞳坐标。图 3(c)光程差图是光瞳坐标函数表示的光程差，纵坐标 W 表示光程差的大小。从图中可知该处存在像散、弧矢彗差、场曲、球差等，说明在传统设计方法中，将 H 处作为理想球面波光源点，偏离了光栅实际使用情况，而这些在一体化优化设计方法中都已考虑。

3.2　设计结果及分析

传统设计中以理想球面波直接入射光栅为理论模型，用到的入臂长度 $r'_A=170.3$ mm。优化后，用传统方法设计的 IV 型凹面光栅和用一体化方法设计的 IV 型光栅参数分别如表 1、2 所示。两种优化方法使用同样的记录波长，不同点在于一体化优化方法中增加了三个光学系统使用结构参量（p_A、q_A、η_A）。

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

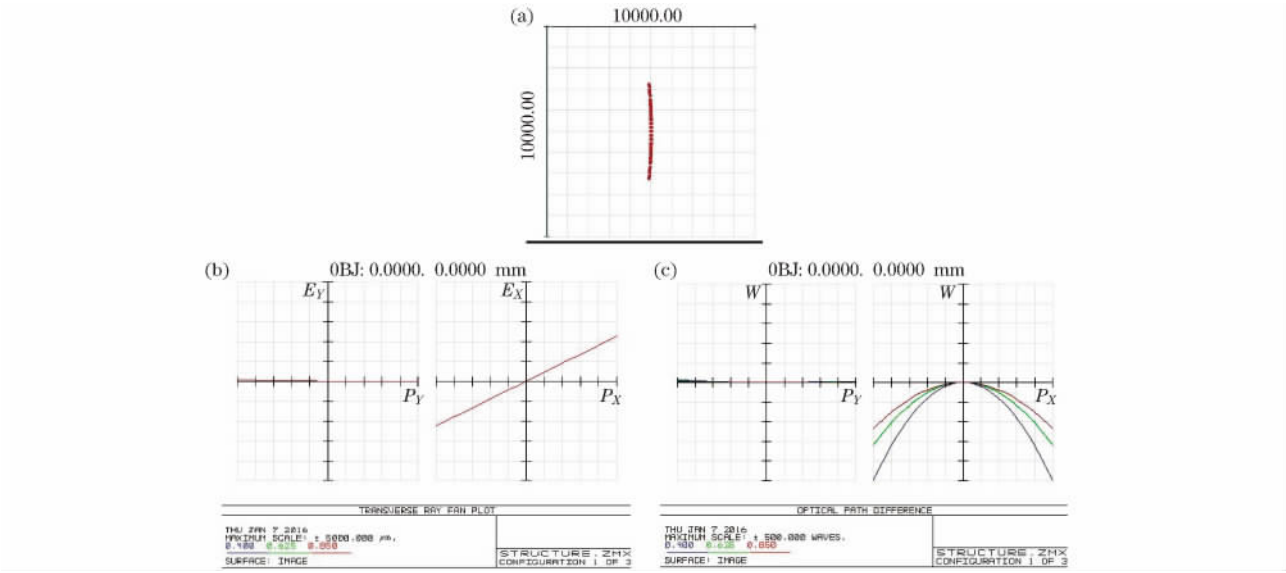

图 3　前置单色仪中 H 处光斑尺寸及像差曲线。(a)点列图;(b)光线特征曲线;(c)光程差图

Fig. 3　Spot size and aberration curves at H position in a premonochromator.

(a) Spot diagrams; (b) ray fans; (c) optical path difference

表 1　传统方法设计的 IV 型光栅参数

Table 1　Recording parameters of the type IV holographic grating designed by the traditional method

r_C /mm	γ /(°)	r_D /mm	δ /(°)	λ_0 /nm
340.0000	−65.6896	202.0188	−30.9225	441.6

表 2　一体化方法设计的 IV 型光栅参数

Table 2　Recording parameters of the type IV holographic grating designed by the integrated method

r_C /mm	γ /(°)	r_D /mm	δ /(°)	p_A /mm	q_A /mm	η_A /(°)	λ_0 /nm
164.0196	−29.3927	167.8081	−5.3572	110	259.8880	14	441.6

对光栅的评价方式,选择比较直观的像面点列图,可以直接读出像面光斑的几何大小;此外,点列图的均方根(RMS)尺寸与像面点列图几何尺寸不同,表示点列图中大多数点的分布范围,即集中的弥散半径;为了定量描述凹面全息光栅的像差,用 ΔS、ΔV 分别表示子午方向的谱像展宽和弧矢方向的谱像拉长,与分辨率有关的像差系数有离焦 F_{20}、子午彗差 F_{30}、球差 F_{40} 和弧矢彗差 F_{12},与谱像拉长有关像差系数主要是像散 F_{02},其表达式为[21-22]

$$\Delta S = r_B \sec\beta \left.\frac{\partial F}{\partial Y}\right|_{y=G_W/2,\, z=G_L/2}, \tag{16}$$

$$\Delta V = r_B \left.\frac{\partial F}{\partial Z}\right|_{y=G_W/2,\, z=G_L/2}, \tag{17}$$

式中 G_W、G_L 分别表示光栅横向和纵向的维度大小。将传统设计方法得到的结果称为结果(Ⅰ),传统设计光栅在实际光路中的成像结果及像差系数变化情况称为结果(Ⅱ),一体化设计方法得到的结果称为结果(Ⅲ)。

将表 1、2 内的记录参数分别代入传统结构和实际结构中,通过软件 Zemax、Matlab 模拟和分析,分别得到 400、625、850 nm 处像面点列图、光斑会聚程度(RMS 尺寸)和全波段内像面展宽曲线。图 4 给出了不同设计方法的像面点列图的情况,横纵坐标 Y、Z 分别代表光栅的色散方向和弧矢方向。在每个单波长点列图中,横、纵坐标的分度值都为 400 μm。图 4 从上到下分别为波长 400、625、850 nm 的点列图,为了更加明显地对比三种设计的点列图尺寸,坐标范围均取 4000 μm 的区域。结果(Ⅰ)和(Ⅲ)的全息光栅在波段范围内有较好的会聚,色散方向(Y 方向)的尺寸基本小于 300 μm,弧矢方向(Z 方向)会聚能力也处于同一量级

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

650 μm以内，由于设计模型的差异，点列图的差异并不明显，而且在 850 nm 处结果(Ⅲ)设计的全息光栅优于结果(Ⅰ)。因为结果(Ⅰ)和结果(Ⅲ)使用了不同的设计模型，在使用波段范围内，子午和弧矢方向的聚焦情况不同，在保证分辨能力的同时，兼顾弧矢聚焦，使得结果(Ⅲ)在 200 nm 处弧矢聚焦并不理想。但对于结果(Ⅱ)，很明显其在弧矢方向的会聚程度不理想，在 2800 μm 以内，在子午方向上会聚程度和结果(Ⅰ)得到的结果相同，说明光谱仪使用结构对用传统方法设计的全息光栅分辨率影响有限。

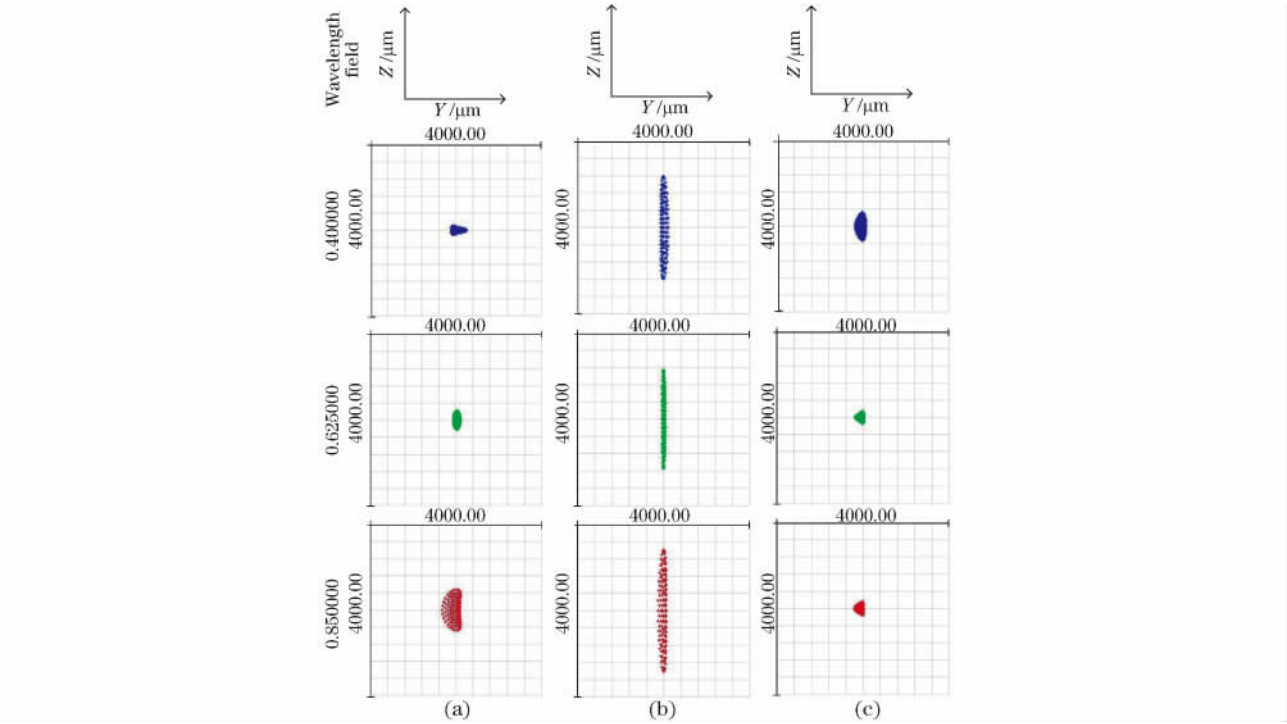

图 4　不同设计方法的像面点列图尺寸，从上到下波长依次为 400、625、850 nm。
(a)传统方法；(b)传统方法设计参数在实际光路中应用的结果；(c)一体化设计方法

Fig. 4　Spot size diagrams obtained with different design methods, the wavelengths are 400, 625, and 850 nm from top to bottom, respectively. (a) Traditional method; (b) results of traditional design method parameters applied in the practical optical path; (c) integrated design method

点列图 RMS 尺寸如表 3 所示(Y 为子午方向展宽，Z 为弧矢方向拉长)。三者相比较，结果(Ⅰ)在 Y 和 Z 方向上会聚程度较好，Y 方向 RMS 尺寸小于 63 μm，Z 方向 RMS 尺寸小于 149 μm，但在使用结构中，结果(Ⅱ)在 Y 方向 RMS 尺寸小于 86 μm，Z 方向 RMS 尺寸小于 765 μm，说明在实际使用过程中子午方向和弧矢方向的聚焦程度都没有达到设计要求，尤其弧矢方向被严重拉长；一体化设计的全息凹面光栅结果(Ⅲ)在 Y 方向 RMS 尺寸小于 81 μm，Z 方向 RMS 尺寸小于 167 μm，比结果(Ⅱ)在子午和弧矢方向上有更好的会聚程度，这些数据与图 4 相对应。

表 3　对比像面光斑处子午和弧矢方向的 RMS 尺寸

Table 3　Comparison of RMS size in meridian and sagittal directions in image spot diagrams

Wavelength /nm	400		625		850	
Direction	Y	Z	Y	Z	Y	Z
Result(Ⅰ) /μm	61.213	27.349	26.825	61.998	62.517	149.52
Result(Ⅱ) /μm	86.667	671.44	23.380	619.37	54.627	765.04
Result(Ⅲ) /μm	79.564	167.06	63.564	69.013	72.621	81.126

从像面点列图及 RMS 尺寸的对比中可以发现，光栅实际使用时与设计值偏差较大，将消像差的凹面全息光栅和光谱仪器结构一起进行设计的结果(Ⅲ)，基本满足了设计要求。

图 5、6 分别为主要影响子午方向和弧矢方向的像差函数曲线图。结果(Ⅰ)中子午方向像差小于 0.35 mm，主要由离焦 F_{20} 决定，弧矢方向像差小于 0.7 mm，主要由像散 F_{02} 决定，在一定程度上从像差的大

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

小也可以看出成像的质量；结果(Ⅱ)中子午方向像差小于 0.35 mm，弧矢方向像差小于 3.7 mm；结果(Ⅲ)中子午方向像差小于 0.62 mm，主要受离焦 F_{20} 和子午彗差 F_{30} 影响，弧矢方向像差小于 0.82 mm。传统的设计方法中，离焦和像散的大小直接决定了光斑在子午和弧矢方向上的聚焦程度[4]。在使用结构中，由于加入聚焦镜，在子午和弧矢方向额外引入聚焦镜的轴外彗差和球差。因此，结果(Ⅱ)中弧矢方向像差变化较大，与设计结果(Ⅰ)有较大差异，这是因为传统方法设计的光栅在实际使用时，影响色散方向的像差值基本和设计值相当，但弧矢方向上和设计值存在较大差异。通过一体化设计结果得到像差曲线，综合平衡了子午和弧矢方向的像差，较大程度减小了弧矢方向的拉长。

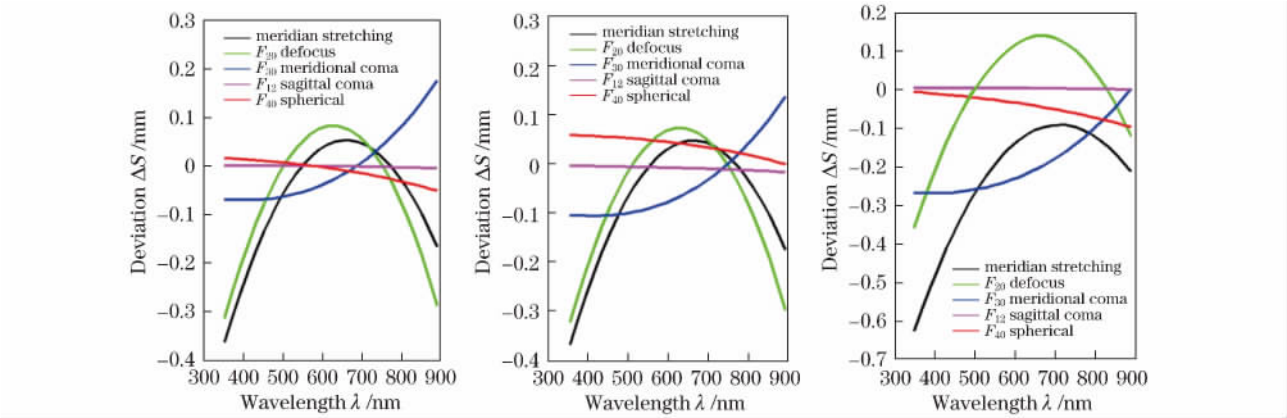

图 5　不同结果中的子午方向展宽曲线。(a)结果(Ⅰ)；(b)结果(Ⅱ)；(c)结果(Ⅲ)

Fig. 5　Meridian broadening curves of different results. (a) Result (Ⅰ); (b) result (Ⅱ); (c) result (Ⅲ)

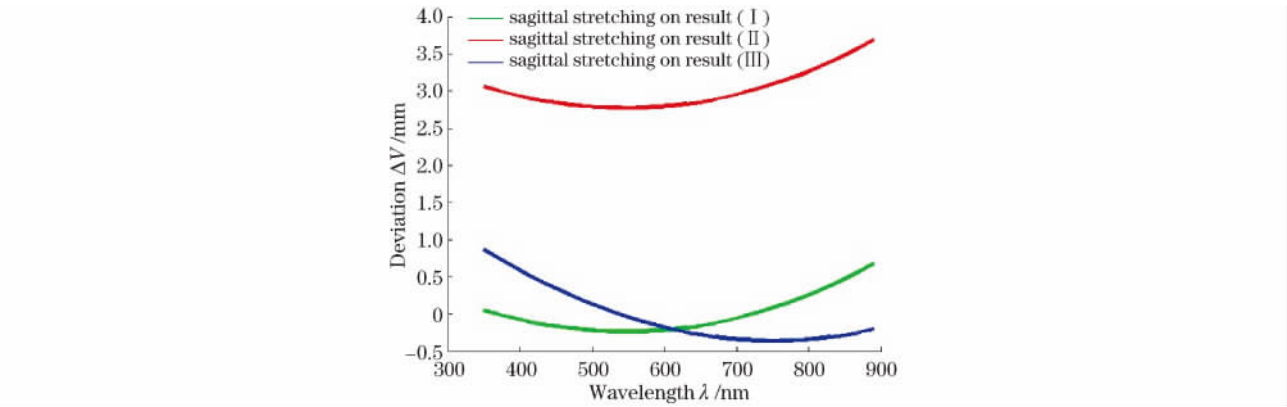

图 6　不同结果中的弧矢方向展宽曲线

Fig. 6　Sagittal broadening curves of different results

从图 5、6 可以看出，结果(Ⅲ)使用的全息光栅达到了设计的目标，对于结果(Ⅱ)，子午方向聚焦特性和结果(Ⅰ)的设计值相同，但弧矢方向聚焦特性却大相径庭。在实际光栅应用中，传统方法设计的全息光栅在成像质量上与设计值偏差较大；离轴球面聚焦镜带来的轴外像差，使光栅入射光偏离设计时的理想球面波，且该像差对光栅像散项 F_{02} 影响较大，使弧矢聚焦位置严重偏离像面，导致弧矢方向被拉长，影响了光谱仪器光能利用率。但是，在子午方向上的影响并不大，有时反而有更好的聚焦能力，这和设计时的记录参数有关，具有不确定性。

平场凹面全息光栅设计和一体化模型具有相同像差表达式，仅在使用结构上不同，像差系数(6)～(14)式没有差异，所以此一体化设计方法对平场凹面全息光栅同样适用。

4　结　　论

为了兼顾光源聚焦镜引入的像差对光谱仪器分辨率及信噪比造成的影响，提出了凹面全息光栅和球面聚焦镜一体化设计方法，通过与传统设计方法的对比分析可得到如下结论：1)传统方法设计的凹面全息光

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

栅，在离轴聚焦镜的光路系统中，设计效果有所下降，不适合此类光学系统；2)球面聚焦镜对凹面全息光栅像散项 F_{02} 影响最大，使弧矢聚焦位置严重偏离像面，导致弧矢方向 RMS 尺寸被拉长；3)一体化设计方法，结合了凹面全息光栅的使用结构和记录结构，在校正光栅像差的同时，平衡了球面聚焦镜带来的多种轴外像差，尤其在弧矢方向上，聚焦程度得到很好改善，达到了较好的设计结果。

参　考　文　献

1 Wu Guoan. Spectral Instrument design[M]. Beijing: Science Press, 1978: 157-215.
吴国安. 光谱仪器设计[M]. 北京：科学出版社，1978：157-215.

2 Dong Ningning, Cui Jingjiang, Xu Jiangen, *et al*.. Substrate positioning error analysis and compensation method in holographic grating frabrication[J]. Acta Optica Sinica, 2015, 35(s1): s105001.
董宁宁，崔锦江，徐建根，等. 全息光栅制作中基底定位误差分析及补偿方法[J]. 光学学报，2015，35(s1)：s105001.

3 Li Wenhao, Jiang Yanxiu, Wu Na, *et al*.. Analysis for groove density and spectral resolution of varied-line-space gratings in eUV spectrum[J]. Chinese Journal of Luminescence, 2015, 36(9): 1094-1099.
李文昊，姜岩秀，吴　娜，等. 极紫外波段变栅距光栅刻槽密度变化及光谱分辨能力分析[J]. 发光学报，2015，36(9)：1094-1099.

4 Xue Qingsheng, Wang Shurong, Yu Xiangyang. Dyson spectral imaging system with large relative aperture and wide spectral region[J]. Optics and Precison Engineering, 2013, 21(10): 2535-2542.
薛庆生，王淑荣，于向阳. 大相对孔径宽波段 Dyson 光谱成像系统[J]. 光学 精密工程，2013，21(10)：2535-2542.

5 Loewen E G, Popov E. Diffraction gratings and applications[M]. New York: Marcel Dekker, 1997: 253-254.

6 Palmer C. Diffraction grating handbook[M]. New York: Newport Corporation, 2005: 85-106.

7 Namioka T. Theory of the concave grating. II. Application of the theory to the off-plane eagle mounting in a vacuum spectrograph[J]. J Opt Soc Am, 1959, 49(5): 460-465.

8 Namioka T. Theory of the concave grating. III. Seya-Namioka monochromator[J]. J Opt Soc Am, 1959, 49(10): 951-961.

9 Namioka T, Seya M. Optical properties of a system consisting of a mirror and a grating[J]. Appl Opt, 1970, 9(2): 459-464.

10 Namioka T, Seya M, Noda H. Design and performance of holographic concave gratings[J]. Jpn J Appl Phys, 1976, 15(7): 1181-1197.

11 Namioka T, Koike M. Aspheric wave-front recording optics for holographic gratings[J]. Appl Opt, 1995, 34(13): 2180-2186.

12 Noda H, Harada Y, Koile M. Holographic grating recorded using aspheric wavefronts for a Seya-Namioka monochromator[J]. Appl Opt, 1989, 28(20): 4375-4380.

13 Ishiguro E, Iwanage R, Oshio T. Geometrical optical theory of diffraction grating[J]. J Opt Soc Am, 1979, 69 (11): 1530-1538.

14 Palmer C. Theory of second-generation holographic diffraction grating[J]. J Opt Soc Am A, 1989, 6(8): 1175-1188.

15 Beutler H G. Theory of the concave grating[J]. J Opt Soc Am , 1945, 35(5): 311-350.

16 Ling Qing, Jin Huiyu, Wu Gang, *et al*.. Theoretic equations of holographic gratings recorded with aspherical wavefronts: Error analysis[J]. Nuclear Techniques, 2005, 28(7): 500-504.
凌　青，金辉宇，吴　刚，等. 非球面波记录全息光栅理论公式的误差分析[J]. 核技术，2005，28(7)：500-504.

17 Zeng J, Bayanheshig, Li W H, *et al*.. Merit function to design holographic gratings for moderate-resolution monochromators[J]. Appl Opt, 2011, 50(33): 6179-6183.

18 Zeng Jin. Parameter optimization and error analysis of type IV concave holographic grating[D]. Changchun: Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, 2012: 5-6, 31-35.
曾　瑾. IV 型凹面全息光栅参数优化及误差分析方法研究[D]. 长春：中国科学院长春光学精密机械与物理研究所，2012：5-6，31-35.

19 Jiang Yanxiu, Bayanheshig, Yang Shuo, *et al*.. Design of a varied-line-space plane grating in EUV spectrum[J]. Acta Optica Sinica, 2015, 35(1): 0105002.
姜岩秀，巴音贺希格，杨　硕，等. 极紫外波段平面变栅距全息光栅的优化设计[J]. 光学学报，2015，35(1)：0105002.

20 Kong Peng. The research on design methods and key fabricating technologies of flat-field holographic concave gratings [D]. Changchun: Changchun Institute of Optics, Fine Mechanics and Physics, Chinese Academy of Sciences, 2011: 24-

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net

27.
孔　鹏. 平场全息凹面光栅设计方法及制作关键技术研究[D]. 长春：中国科学院长春光学精密机械与物理研究所，2011：24-27.

21 Du Xuewei. Measurement of groove density 2D distribution of concave VLS grating and construction of a soft X-ray flat field spectrograph[D]. Hefei：University of Science and Technology of China，2013：28-30.
杜学维. 凹面变线距光栅的二维线密度分布测试及软 X 射线平场光谱仪的研制[D]. 合肥：中国科学技术大学，2013：28-30.

22 Wang Wei. Study on the principle，design and preliminary ruling experiment of varied line-space plane grating[D]. Changchun：Changchun Institute of Optics，Fine Mechanics and Physics，Chinese Academy of Sciences，1999：31-33.
王　炜. 平面变栅距光栅的原理、设计及初步刻划实验研究[D]. 长春：中国科学院长春光学精密机械与物理研究所，1999：31-33.

?1994-2017 China Academic Journal Electronic Publishing House. All rights reserved.　http://www.cnki.net